

УДК 621.923

**В.И. ПОЛЯНСКИЙ**, канд. техн. наук, Харьков, Украина

## **РАСЧЕТ ТЕМПЕРАТУРЫ ШЛИФОВАНИЯ С УЧЕТОМ БАЛАНСА ТЕПЛА, УХОДЯЩЕГО В СТРУЖКИ И ОБРАБАТЫВАЕМУЮ ДЕТАЛЬ**

Наведено уточнене аналітичне рішення визначення температури шліфування та умов її зменшення з урахуванням балансу тепла, що потрапляє в стружки й оброблювану деталь. Показано, що найменша температура досягається при багатопрохідному шліфуванні, однак найбільші технологічні можливості практичної реалізації високопродуктивної бездефектної обробки має глибинне шліфування за умови забезпечення зниження енергоємності обробки.

**Ключові слова:** шліфування, температура шліфування, умовне напруження різання, продуктивність обробки, енергоємність обробки, глибинне шліфування

Приведено уточненное аналитическое решение определения температуры шлифования и условий ее уменьшения с учетом баланса тепла, уходящего в стружки и обрабатываемую деталь. Показано, что наименьшая температура достигается при многопроходном шлифовании, однако наибольшими технологическими возможностями практической реализации высокопроизводительной бездефектной обработки располагает глубинное шлифование при условии обеспечения снижения энергоемности обработки.

**Ключевые слова:** шлифование, температура шлифования, условное напряжение резания, производительность обработки, энергоемность обработки, глубинное шлифование

A refined analytical solution is given for determining the grinding temperature and the conditions for its reduction, taking into account the heat balance flowing into the chips and the workpiece. It is shown that the lowest temperature is achieved with multi-pass grinding, but the greatest technological possibilities for the practical implementation of high-performance defect-free processing are deep grinding provided that the energy intensity of the treatment is reduced.

**Keywords:** grinding, grinding temperature, conditional cutting stress, processing capacity, power consumption of processing, deep grinding

**Постановка проблеми.** Уменьшение температуры шлифования является важнейшим условием повышения качества и производительности обработки деталей машин, особенно изготовленных из материалов с повышенными физико-механическими свойствами. Это постоянно требует изыскания новых технологических методов снижения температуры шлифования, а также теоретического (физико-математического) обоснования оптимальных условий обработки по критерию наименьшей температуры. Поэтому в настоящей работе предложены новые теоретические решения определения температуры шлифования и условий ее уменьшения на основе учета баланса тепла, уходящего в стружки и обрабатываемую деталь.

**Анализ последних исследований и публикаций.** В настоящее время в научно-технической литературе опубликовано достаточно большое количество теоретических решений по определению температуры

шлифования [1–3]. Однако в них используется, как правило, поправочный коэффициент, изменяющийся в пределах  $0 \dots 1$ , который учитывает баланс тепла, уходящего в стружки и обрабатываемую деталь. Очевидно, такой подход к определению температуры шлифования справедлив лишь для частных условий обработки и не позволяет провести анализ параметров теплового процесса при шлифовании в обобщенном виде. В связи с этим, важно решить задачу распределения тепла при шлифовании, уходящего в образующиеся стружки и в поверхностный слой обрабатываемой детали.

В работе [4] предложено аналитическое решение этой задачи на основе учета движения теплового источника вдоль адиабатического стержня (рис. 1), которыми условно представлен снимаемый припуск при плоском шлифовании. По сути, рассматриваются условия перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня со скоростью  $V_{рез} = t / \tau$ , где  $t$  – глубина шлифования, м;  $\tau$  – время перерезания адиабатического стержня, с.

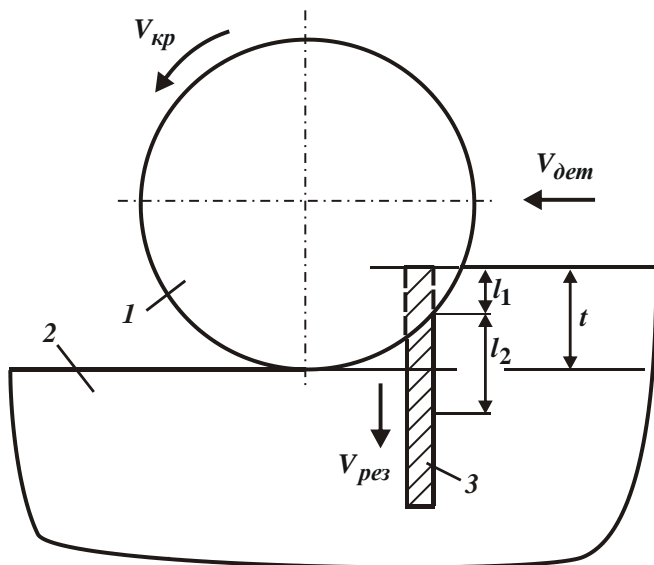


Рисунок 1 – Расчетная схема параметров теплового процесса при плоском шлифовании: 1 – шлифовальный круг; 2 – обрабатываемый материал; 3 – адиабатический стержень

В основу расчетов положено условие, что все выделяющееся при шлифовании тепло уходит на нагревание двух участков с длинами  $l_1 = t$  и  $l_2$  (определяющей глубину проникновения тепла в поверхностный слой

обрабатываемой детали). Для этого получено уравнение теплового баланса при шлифовании [4]:

$$Q = c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{рез} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau + 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N}, \quad (1)$$

где  $\theta$  – температура шлифования, град.;  $c$  – удельная теплоемкость материала, Дж/(кг·град);  $\rho$  – плотность материала, кг/м<sup>3</sup>;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности материала, Вт/(м·град);  $N = q \cdot S$  – мощность шлифования, Вт;  $q = \sigma \cdot V_{рез}$  – плотность теплового потока, Вт/м<sup>2</sup>;  $\sigma$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>.  $S$  – площадь поперечного сечения адиабатического стержня, м<sup>2</sup>.

Первое и второе слагаемые уравнения (1) соответственно равны количеству тепла, затрачиваемого на нагревание двух участков адиабатического стержня с длинами  $l_1$  и  $l_2$  (второго – за счет теплопроводности материала адиабатического стержня).

В расчетах использован показанный на рис. 2 закон изменения температуры  $\theta$  на участке адиабатического стержня длиной  $l_2$ , согласно которому справедливо соотношение [4]:  $\theta = q \cdot l_2 / \lambda$ . Выражая его относительно величины  $l_2$  с учетом зависимости для определения количества тепла, затрачиваемого на нагревание участка адиабатического стержня длиной  $l_2$ , определено второе слагаемое уравнения (1):

$$Q_2 = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot S \cdot l_2 \cdot \theta = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta^2}{N}. \quad (2)$$

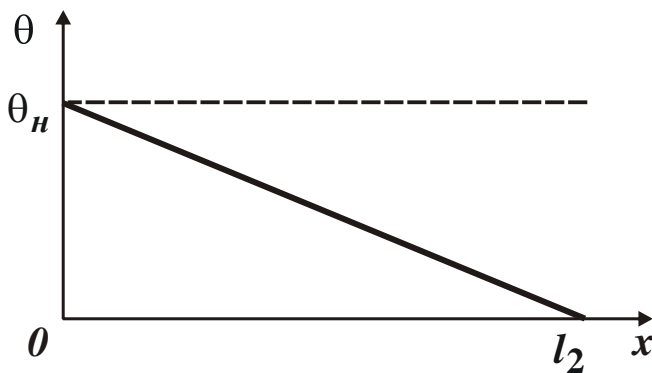


Рисунок 2 – График зависимости температуры  $\theta$  от координаты  $x$

Как видно, принятый закон изменения температуры  $\theta$ , показанный на рис. 2, является частным случаем. Поэтому необходимо получить более общее теоретическое решение.

**3. Цель исследования.** Теоретическое определение условий уменьшения температуры шлифования на основе учета баланса тепла, уходящего в стружки и обрабатываемую деталь.

**4. Уточненный подход к определению температуры шлифования.** В общем случае количество тепла  $dQ_2$ , уходящего в неудаленную часть адиабатического стержня (в результате теплопроводности материала адиабатического стержня) за бесконечно малое время  $d\tau_2$  можно представить в виде:  $dQ_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{d\theta}{dx} \cdot d\tau_2$ . С другой стороны, количество тепла  $dQ_2$ , затрачиваемого на нагревание неудаленной части адиабатического стержня длиной  $dx$  определяется:  $dQ_2 = N \cdot d\tau_2 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \theta \cdot dx$ . Откуда  $d\tau_2 = \frac{c \cdot \rho \cdot S}{N} \cdot \theta \cdot dx$ .

После преобразований имеем:

$$dQ_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{d\theta}{dx} \cdot \frac{c \cdot \rho \cdot S}{N} \cdot \theta \cdot dx = \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot d\theta = \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} \cdot d\tau. \quad (3)$$

Тогда баланс тепла, затрачиваемого на нагревание двух участков адиабатического стержня с длинами  $l_1$  и  $l_2$ , аналитически описывается уравнением:

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{pez} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau + \int_0^{\tau} \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} \cdot d\tau = N \cdot \tau. \quad (4)$$

Дифференцируя все слагаемые уравнения (4) по времени  $\tau$ , получено:

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{pez} \cdot \theta + \frac{\lambda \cdot c \cdot \rho \cdot S^2}{N} \cdot \theta \cdot \frac{d\theta}{d\tau} = N \quad \text{или} \quad 0,5 \cdot (\theta^2)' + A \cdot \theta = B, \quad (5)$$

где  $A = \frac{V_{pez} \cdot N}{\lambda \cdot S}$ ;  $B = \frac{N^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2}$ .

Решение уравнения (5) для начального условия  $\theta(\tau = 0) = 0$ :

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[ 1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2}{\lambda} \cdot \tau} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta} \right] \quad \text{или} \quad (6)$$

$$\left( 1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}} \right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2}{\lambda} \cdot \tau} \quad (7)$$

Поскольку отношение  $\theta / \theta_{\max}$  изменяется в пределах  $0 \dots 1$ , то множитель  $e^{\theta / \theta_{\max}}$  изменяется в пределах  $1 \dots e = 2,7183$ , т.е. в относительно небольших пределах. Следовательно, основное влияние на характер изменения температуры  $\theta$  оказывает выражение  $(1 - \theta / \theta_{\max})$ , изменяющееся в пределах  $0 \dots 1$ . При условии  $\tau = 0$ , очевидно, выражение  $(1 - \theta / \theta_{\max})$  и множитель  $e^{\theta / \theta_{\max}}$  принимают значение, равное 1. Тогда  $\theta / \theta_{\max} = 0$ .

При условии  $\tau \rightarrow \infty$  левая часть уравнения (7) равна нулю. Тогда  $\theta / \theta_{\max} = 1$ . Таким образом показано, что при изменении времени  $\tau$  от 0 до  $\infty$  отношение  $\theta / \theta_{\max}$  изменяется в пределах  $0 \dots 1$ .

Применительно к плоскому шлифованию (рис. 1) скорость перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня  $V_{рез}$  определяется [4]:

$$V_{рез} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{сп}}}, \quad (8)$$

где  $V_{дет}$  – скорость детали, м/с;  $R_{сп}$  – радиус шлифовального круга, м.

Подставляя зависимость (8) в (7), с учетом  $t = V_{рез} \cdot \tau$  получено:

$$\left( 1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}} \right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot V_{дет} \cdot \tau \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{сп}}}} \quad \text{или} \quad \left( 1 - \frac{\theta}{\theta_{\max}} \right) \cdot e^{\frac{\theta}{\theta_{\max}}} = e^{-\frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot Q_{уд} \cdot \sqrt{\frac{t}{2 \cdot R_{сп}}}}, \quad (9)$$

где  $Q_{уд} = V_{дет} \cdot \tau$  – удельная производительность обработки, м<sup>2</sup>/с.

В табл. 1 и на рис. 3 приведены рассчитанные по зависимости (9) значения времени  $\tau$  для заданных значений отношения  $\theta / \theta_{\max}$  и исходных

данных (при шлифовании стали ШХ15):  $V_{рез} = 3,33 \cdot 10^{-3}$  м/с; коэффициент температуропроводности стали ШХ15 –  $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с.

Таблица 1 – Расчетные значения параметров теплового процесса при шлифовании

$\theta / \theta_{\max}$	0	0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1
$e^{\theta/\theta_{\max}}$	1	1,2214	1,4918	1,8221	2,2255	2,4596	2,7183
$(1 - \theta / \theta_{\max}) \cdot e^{\theta/\theta_{\max}}$	1	0,9771	0,8951	0,7288	0,4451	0,24596	0
$V_{рез}^2 \cdot \tau / a$	0	0,02	0,11	0,32	0,81	1,4	$\infty$
$\tau \frac{n!}{r!(n-r)!}, c$	0	0,0264	0,1452	0,4224	1,0692	1,848	$\infty$
$Q_{yd} = 1000$ мм <sup>2</sup> /мин							
$t$ , мм	0	0,0696	2,11	17,84	114,0	341,5	$\infty$
$V_{дет}$ , м/мин	$\infty$	14,37	0,47	0,056	0,09	0,03	0
$Q_{yd} = 2000$ мм <sup>2</sup> /мин							
$t$ , мм	0	0,0174	0,5275	4,46	28,5	85,375	$\infty$
$V_{дет}$ , м/мин	$\infty$	115,0	3,8	0,45	0,07	0,023	0
$Q_{yd} = 4000$ мм <sup>2</sup> /мин							
$t$ , мм	0	0,00435	0,1318	1,115	7,125	21,343	$\infty$
$V_{дет}$ , м/мин	$\infty$	919,5	30,35	3,6	0,56	0,19	0

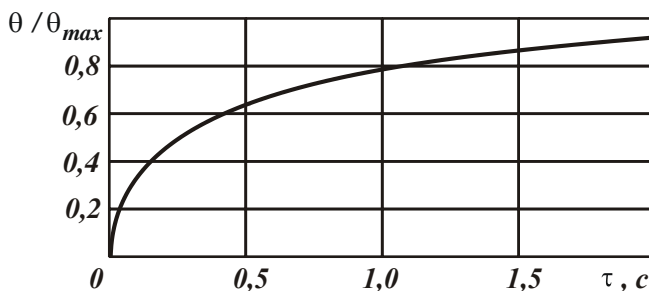


Рисунок 3 – Зависимость отношения  $\theta / \theta_{\max}$  от времени  $\tau$

Как следует из рис. 3, с течением времени  $\tau$  отношение  $\theta / \theta_{\max}$  непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к единице.

В табл. 1 и на рис. 4 приведены рассчитанные по зависимости (9) значения глубины шлифования  $t$  для заданных значений отношения  $\theta / \theta_{\max}$ , удельной производительности обработки  $Q_{y\partial} = V_{\partial em} \cdot t$ , радиуса шлифовального круга  $R_{кр} = 0,2$  м при шлифовании стали ШХ15 –  $a = \lambda / (c \cdot \rho) = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ .

Согласно рис. 4, с увеличением глубины шлифования  $t$  отношение  $\theta / \theta_{\max}$  непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к единице. При этом глубина шлифования  $t$  изменяется в довольно широких пределах, охватывая диапазоны как процессов шлифования (включая условия глубинного шлифования), так и процессов абразивного разрезания материала с весьма большими глубинами резания. Как видно, с увеличением удельной производительности обработки  $Q_{y\partial} = V_{\partial em} \cdot t$  увеличение отношения  $\theta / \theta_{\max}$  происходит с большей интенсивностью, охватывая меньший диапазон возможного изменения глубины шлифования  $t$ .

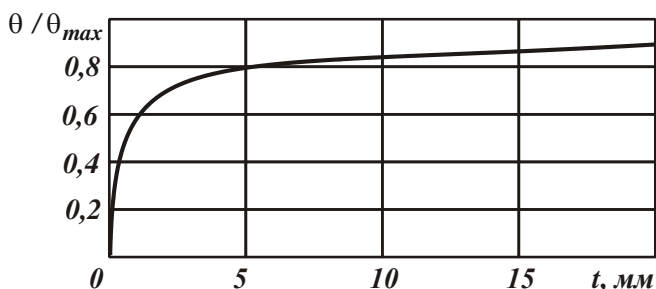


Рисунок 4 – Зависимость отношения  $\theta / \theta_{\max}$  от глубины шлифования  $t$  при  $Q_{y\partial} = 4000 \text{ мм}^2/\text{мин}$

Скорость детали  $V_{\partial em}$  с увеличением глубины шлифования  $t$  существенно уменьшается, что предполагает осуществление схемы глубинного шлифования. Схема многопроходного шлифования (с увеличенной скоростью детали  $V_{\partial em}$ ) осуществима в основном при относительно небольших значениях отношения  $\theta / \theta_{\max} < 0,2 \dots 0,4$ . Этим, собственно, и объясняется эффективность применения на практике схемы многопроходного шлифования и ограниченность применения схемы глубинного шлифования в связи с увеличением температуры шлифования  $\theta$ .

Необходимо отметить, что зависимости (7) и (9) не содержат условного напряжения резания  $\sigma$ , которое входит в зависимость (6) и определяет максимальную температуру  $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ . Поэтому располагая

количественным значением  $\sigma$ , можно определить максимальную температуру  $\theta_{\max}$  и сравнить ее с температурой плавления обрабатываемого материала  $\theta_{nl}$ . Если окажется, что  $\theta_{\max} > \theta_{nl}$ , то зависимости (7) и (9) будут справедливы лишь в пределах изменения отношения  $\theta_{nl} / \theta_{\max}$ . Если же  $\theta_{\max} < \theta_{nl}$ , то зависимости (7) и (9) будут справедливы во всем возможном диапазоне изменения максимальной температуры  $\theta_{\max}$ . Причем, данная закономерность будет справедлива как при шлифовании, так и при обработке лезвийными инструментами. Для этого достаточно установить лишь количественные значения условного напряжения резания  $\sigma$  и максимальной температуры  $\theta_{\max} = \sigma / (c \cdot \rho)$ .

Например, при обработке стали ШХ15 ( $c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$  Дж/(м<sup>3</sup>·град);  $\theta_{nl} = 1500$  °С) условное напряжение резания  $\sigma$ , соответствующее условию  $\theta_{\max} = \theta_{nl} = \sigma / (c \cdot \rho)$ , равно 7500 Н/мм<sup>2</sup>. Для других марок сталей условное напряжение резания  $\sigma$  принимает приблизительно такое же значение.

Расчетно-экспериментальным путем установлено, что практически реализовать это значение  $\sigma$  можно при обработке лезвийными инструментами, например, при точении резцами из твердых сплавов и синтетических сверхтвердых материалов (СТМ). При шлифовании и микрорезании единичным абразивным или алмазным зерном условное напряжение резания  $\sigma$  принимает значительно большие значения. Следовательно, в этом случае выполняется условие  $\theta_{\max} < \theta_{nl}$  и реализуется лишь начальный участок графика  $\theta_{nl} / \theta_{\max}$  от  $\tau$  (рис. 3). Это подтверждается известными экспериментальными данными, согласно которым с увеличением глубины шлифования  $t$  или скорости детали  $V_{det}$  температура шлифования  $\theta$  лишь увеличивается, а ее стабилизация происходит при температуре, близкой к температуре плавления обрабатываемого материала. Этим можно объяснить проблемы применения процесса шлифования на операциях финишной механической обработки в связи с увеличением температуры и возникновением на обрабатываемых поверхностях детали температурных дефектов (прижогов, микротрещин и др.). Поэтому в последние годы на операциях финишной механической обработки все шире используются методы лезвийной обработки, в особенности, с применением инструментов из СТМ, позволяющие уменьшить условное напряжение резания  $\sigma$  и соответственно температуру шлифования  $\theta$ , тем самым повышая качество обрабатываемых поверхностей.

**Выводы.** В работе приведено уточненное аналитическое решение по определению температуры шлифования. Установлено, что основным условием уменьшения температуры шлифования является уменьшение



условного напряжения резания за счет применения более прогрессивных методов механической обработки включая обработку как абразивными, так и лезвийными режущими инструментами. В связи с этим проблему снижения энергоемкости механической обработки следует рассматривать основной с точки зрения уменьшения температуры резания и повышения качества и производительности обработки.

**Список использованных источников:** 1. Резников А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А. Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с. 2. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А. В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с. 3. Евсеев Д. Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д. Г. Евсеев. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 127 с. 4. Новиков Ф. В. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов / Ф. В. Новиков, С. М. Яценко // Физические и компьютерные технологии: труды 13 междунар. научн.-техн. конф., 19–20 апреля 2007, г. Харьков. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2007. – С. 8–20.

**Bibliography (transliterated):** 1. Reznikov A.N. Teplofizika protsessov mekhanicheskoy obrabotki materialov / A.N. Reznikov. – M.: Mashinostroenie, 1981. – 279 s. 2. Yakimov A.V. Optimizatsiya protsessa shlifovaniya / A.V. Yakimov. – M.: Mashinostroenie, 1975. – 175 s. 3. Evseev D. G. Formirovanie svoystv poverkhnostnykh sloev pri abrazivnoy obrabotke / D. G. Evseev. – Saratov: Izd-vo Sarat. Un-ta, 1975. – 127 s. 4. Novikov F. V. Povyshenie effektivnosti tekhnologiy finishnoy obrabotki detaley par treniya porshnevykh nasosov / F. V. Novikov, S. M. Yatsenko // Fizicheskie i kompiuternye tekhnologii: trudy 13 mezhdunar. nauthn.-tekhn. konf., 19–20 aprelya 2007, Kharkov. – Kharkov: KhNPK "FED", 2007. – S. 8–20.